

## 論 文

モデル実験炉による高炉湯溜り部耐火物の割れ  
発生機構の解析藤原 昭文\*・広中 邦汎\*・藤野 眞之\*<sup>2</sup>Analysis of Crack Initiation Mechanism of Refractories for  
Blast Furnace Hearth by an Experimental Model

Akibumi FUJIWARA, Kunihiko HIRONAKA, and Masayuki FUJINO

## Synopsis :

Thermal stress analysis was made to study crack initiation mechanism of refractories (carbon block) at hearth of blast furnace.

In the analysis, 'Gap-link Model' was proposed to consider the effect of joint-mortar, stamp and shell which construct the boundary of carbon blocks. Calculated results show good agreement with those obtained by experiment of 1/4 scale testing hearth model furnace.

The main results obtained by 'Gap-link analysis' are as follows.

- 1 In heating process, adjacent carbon blocks come into partial contact with each other.
- 2 Radial tensile stress occurs at the end of contact region, and this tensile stress is considered to cause cracking at side faces of carbon blocks of the hearth model furnace.

## 1. 緒 言

近年、高炉あるいは転炉等の耐火物の寿命向上を目的として、解体時の損傷調査<sup>1)</sup>、あるいは損傷原因を究明する研究が各方面で盛んに行われつつある。その中で、従来からいわれていた熱応力による割れを理論的に検討<sup>2)~4)</sup>し、損傷原因の一つとして説明した研究は、高炉耐火物の損傷の本質を力学的見地から究明する端緒を開いた点で貴重な成果といえる。例えば、内山<sup>2)</sup>は、耐火物一般に該当すると思われる、急速加熱時の発生応力の算定法と割れ評価の考え方を示している。また、熊谷<sup>3)</sup>、加藤<sup>4)</sup>は周囲からの拘束力をも考慮して、急速加熱時に生じるシャフト部の熱伝導率の低いシャモットれんがの引張応力による割れを説明している。

一方、湯溜り部では、熱伝導率の高いカーボンれんがを使用し、また火入れ時には稼働面側が保護れんがで被われているため、シャフト部ほど急速加熱条件にはならず、保護れんがの消失とともに生じる緩やかな昇温状態にあると考えられる。このような状態においては、れんが単体内の温度勾配によつて生じる引張応力は小さく、周囲からの変形拘束によつて生じる圧縮応力場の評価が重要と考えられる。

そこで、このことを考慮した熱応力発生特性を把握するために、高炉炉底部モデル実験炉（以下モデル炉と略す）によつて検討することにした。本研究は、この実験結果<sup>5)</sup>を踏まえ、湯溜り部カーボンブロックの割れ発生機構を、耐火物のみならず、目地モルタル（以下目地と略す）、スタンプ、鉄皮等の耐火物境界構成物も含めた構造体として取り扱い、有限要素法によつて数値解析的に説明を試みるものである。

## 2. モデル炉実験の概要

実験に供したモデル炉のプロポーションは、実炉(3850 m<sup>3</sup>)の約1/4モデルとした。その形状を Fig. 1 に示す。炉内の昇温はアーク加熱によつて行い、炉内最高温度は Fig. 1 の稼働面側で約1500°Cまでに到達した。また、昇温実験は2度行われ、その後解体調査を実施した。その解体調査時において、Fig. 1 のⒺⒻⒼ段で、Fig. 2 に示すような割れが、湯溜り部カーボンブロック側面に、稼働面に平行に発生していることが確認された。また、この割れの形態（発生位置、方向）には規則性が認められた。

一方、本モデル炉実験では、カーボンブロック外面、鉄皮外面の半径方向変位、鉄皮の円周、軸方向ひずみ、

昭和 57 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 57 年 3 月 15 日 受付 (Received Mar. 15, 1982)

\* (株)神戸製鋼所構造研究所 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 6-32 Doi-cho Amagasaki 660)

\*<sup>2</sup> (株)神戸製鋼所構造研究所 工博 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

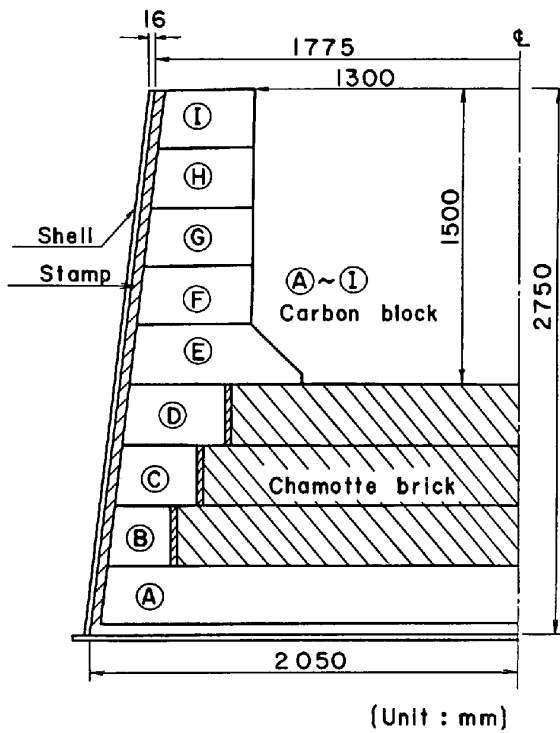


Fig. 1. Construction of the experimental blast furnace hearth model.

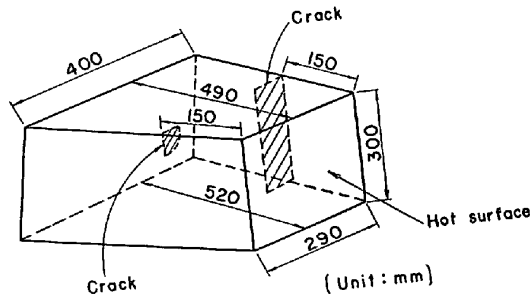


Fig. 2. Typical cracks in carbon block.

およびカーボンブロックと鉄皮の温度を測定するとともに、アコースティックエミッション (Acoustic Emission, 以下 AE と略す) により、割れ発生時期の検知が試みられた。なお、本モデル炉で得られた実験結果は、3章以降の解析結果との比較の段階で述べる。

### 3. モデル炉の温度分布

熱応力解析は、モデル炉実験において、Fig. 2 に示す割れの形態が多数認められた③段 (Fig. 1 参照) に着目し、火入れ時を模した第1回目の昇温試験時の温度上昇時について実施した。③段の温度計測は Fig. 3 に示すように、カーボンブロック (a, b, c 点) と鉄皮外面 (d 点) で実施された。これらの温度データから、熱応力解析を行うために必要な半径方向温度分布は、以下の①~③に述べる近似が成立するものとし、式(1)にま

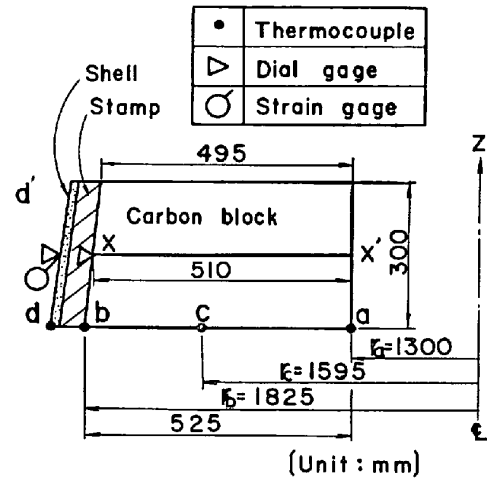


Fig. 3. Configuration of stress, displacement and temperature measuring points at ③ level block.

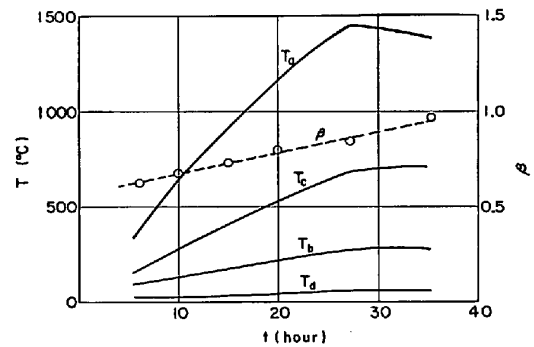


Fig. 4. Variation of both temperature (T) and transient temperature parameter (beta).

とめた。

- ①鉄皮の内外面温度差は無視できる。
- ②スタンプ温度はb点とd点の平均値で代表できる。
- ③③段下面で得られた温度データは、高さ (z) 方向の温度分布および形状変化を無視し、③段z方向中央部 (Fig. 3 の x-x' 位置) でのデータとみなせる。

$$\frac{T - T_a}{T_b - T_a} = \left\{ \frac{\ln(r/r_a)}{\ln(r_b/r_a)} \right\}^\beta \dots\dots\dots (1)$$

ここに、Tは温度、rは半径方向座標、添字 a, b は半径方向の位置である。betaは次に述べる非定常温度パラメータである。beta=1 は定常温度分布を表す。beta=0 で昇温時の最も急な非定常温度分布を表す。したがって式(1)は 0 ≤ beta ≤ 1 において、定常、非定常にかかわらず昇温時の半径方向の温度分布を表現できる。また、betaは各時刻において式(1)に r=r\_a, r\_b, r\_c でそれぞれ T=T\_a, T\_b, T\_c を代入することによって得られる。

このような考えのもとに得られた beta と各計測点の温度推移を Fig. 4 に示す。同図は実炉の火入れ時を想定し

Table 1. Material constants used in the analysis.

Carbon block	Elastic modulus	$E_c$	1 000 kgf/mm <sup>2</sup>
	Thermal expansion coefficient	$\alpha_c$	$3 \times 10^{-6}$ 1/°C
	Poisson's ratio	$\nu_c$	0.2
Shell	Elastic modulus	$E_r$	$2 \times 10^4$ kgf/mm <sup>2</sup>
	Thermal expansion coefficient	$\alpha_r$	$1.2 \times 10^{-5}$ 1/°C
	Poisson's ratio	$\nu_r$	0.3

た温度と時間の関係であり、この関係を熱応力解析に活用した。

#### 4. カーボンブロック単体での熱応力解析

ここでは、目地、スタンプ、鉄皮等の耐火物境界構成物の変形特性を考慮せず、前述の昇温プロセスにおいて、カーボンブロック単体にどの程度の熱応力が発生するかについて、1/2 分割領域の FEM 平面応力解析モデル、および 1/4 分割領域の FEM 3次元解析モデルによつて検討する。解析に使用した材料定数を Table 1 に示す。

まず、平面応力モデルによつて温度分布と発生応力の関係を調べた。次に、この関係が3次元解析でも成立するものとして、平面応力モデルで内部および側面で最大引張応力値を示す温度状態については、3次元モデルで解析した。それらの結果を Fig. 5 に示す。なお、Fig. 5 における  $\sigma_r$  は最大引張応力である。

従来からの解析<sup>2)~4)</sup>で知られているように、ここで示

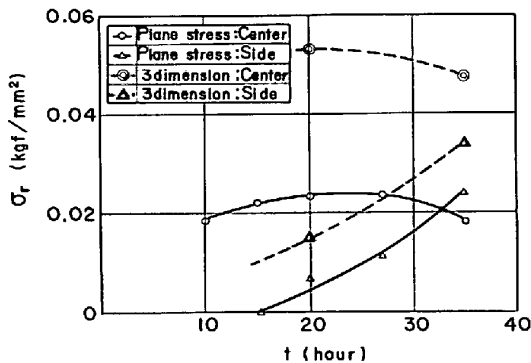


Fig. 5. Variation of maximum tensile stress on center line and on side face without any constraints.

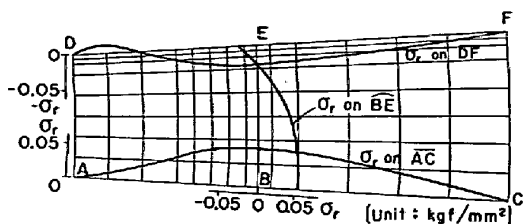


Fig. 6. Stress distribution of carbon block on center plane without any constraints.

した解析においても、平面応力モデル、3次元モデルのいずれで解析しても、中心線上に最大引張応力が発生している。その発生状況を、最大応力が生ずる  $t=20$  h の3次元解析結果で例示すると、Fig. 6 のようになる。なお、同図では AC が中心線、DF が側面である。また、カーボンブロックから作成した 50φ テストピースでの割裂破壊試験による引張強度  $\sigma_B$  は 0.5~0.6kgf/mm<sup>2</sup> (室温~1000°C でほぼ一定) であつた<sup>6)</sup>。この結果と Fig. 6 および Fig. 2 におけるモデル炉の破壊位置を比較すると、耐火物の境界構成物を無視した熱応力解析は、モデル炉の割れ発生位置との差異、あるいは発生応力と引張強度との差異が極めて大きいことがわかる。

以上のことから、カーボンブロック単体での昇温時の熱応力解析では、今回のモデル炉実験で生じた湯溜り部の割れ発生現象を忠実に評価できないことが明らかとなつた。

#### 5. ギャップリンクモデルによる熱応力解析

##### 5.1 解析モデルの概要

実炉と同様にモデル炉においても、カーボンブロックの熱膨張による変形は、その一部については目地、あるいはスタンプによつて吸収され、かつ、スタンプを介して鉄皮によつて変形が拘束されていることが推察される。本章では、この現象を可能な限り表現するために、Fig. 7 に示す解析モデル(ギャップリンクモデル)を考案し、その妥当性について検討した。

なお、スタンプ、および目地は、荷重と変位の関係において、強い非線形性を示すことがある。しかも、その試験温度を考慮すると、カーボンブロック、スタンプ等のクリープ変形が予測されるが、解析を容易にするために、ここでは以下の仮定を設けた。

- ①スタンプは、ヤング率  $E_s$  を持つ線形弾性体とする。
- ②目地は、限界圧縮変位  $\delta$  までは剛性 0、限界圧縮変位  $\delta$  を越えれば剛性  $\infty$  とする。
- ③カーボンブロック、スタンプ等のクリープ変形は無視する。

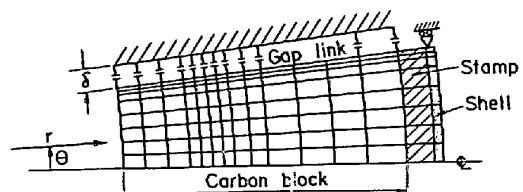


Fig. 7. 2 dimensional gaplink model with the mesh configuration for FEM analysis.

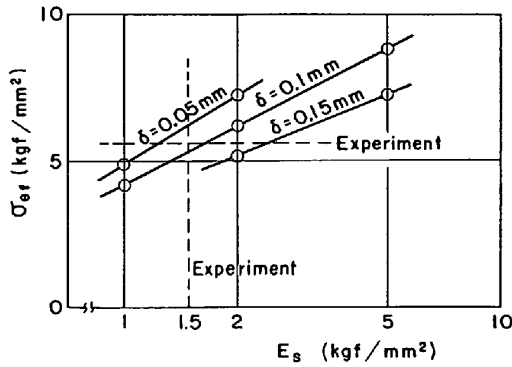


Fig. 8. Relation between shell hoop stress ( $\sigma_{\theta r}$ ) and elastic modulus of stamp ( $E_s$ ) at  $t=20$  h.

なお、目地に関する仮定②は、モデル炉実験終了後の解体調査結果において、目地切れ、あるいは一部が消失していた事実、および残存目地がカーボンブロック側面に硬く付着しており、従来から考えられているような「クッション効果」が期待できない状態であった事実から、妥当なものと考えられる。

5.2 解析結果と実験結果の対応

本モデルでは、 $E_s$  および  $\delta$  によつて応力値と応力分布が決定されるので、これらの値をどの程度に見積もるかが、解析のための重要な検討項目となる。

モデル炉実験においてカーボンブロック外面と鉄皮の半径方向変位差からスタンプの圧縮ひずみ量を求め、この範囲におけるスタンプの平均的な剛性（ヤング率  $E_s$ ）を別途行つたスタンプ単独の圧縮試験から決定した。得られた  $E_s$  を用い、鉄皮の周方向応力  $\sigma_{\theta r}$  の計算値と、モデル炉実験で得られた測定値が一致するように  $\delta$  を決定することにした。

以上の方法で算定した  $t=20$  h における  $E_s$  と  $\delta$  および  $\sigma_{\theta r}$  の関係を Fig. 8 に示す。同図には、モデル炉実験で得られた  $\sigma_{\theta r}$  ( $=5.6$  kgf/mm<sup>2</sup>) も併示した。

一方、モデル炉実験におけるスタンプの縮みは、 $t=35$  h で約 2.5 mm であり、この値は 5% の圧縮ひずみに相当する。また、鉄皮応力は後述する Fig. 10 (a) に示すごとく、昇温中にもかかわらず  $t=24$  h 頃から減少し始めている。この現象は、スタンプあるいはカーボンブロックのクリープ変形、塑性変形等に起因して生じたものと考えられる。

したがつて、昇温末期に関しては、スタンプ、カーボンブロックを弾性材料として解析することに問題があると考えられる。Fig. 9 は実測したスタンプの応力・ひずみ曲線である。そこで、解析対象期間を、鉄皮応力の減少が生じるまでの昇温初期～中期の圧縮ひずみ 0～4% の間の平均的な剛性に近くなるように、 $E_s=1.5$  kgf/

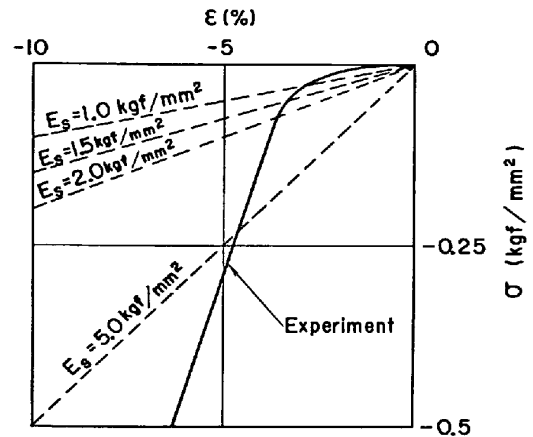


Fig. 9. Deviation of stress strain curve of stamp from elastic behavior.

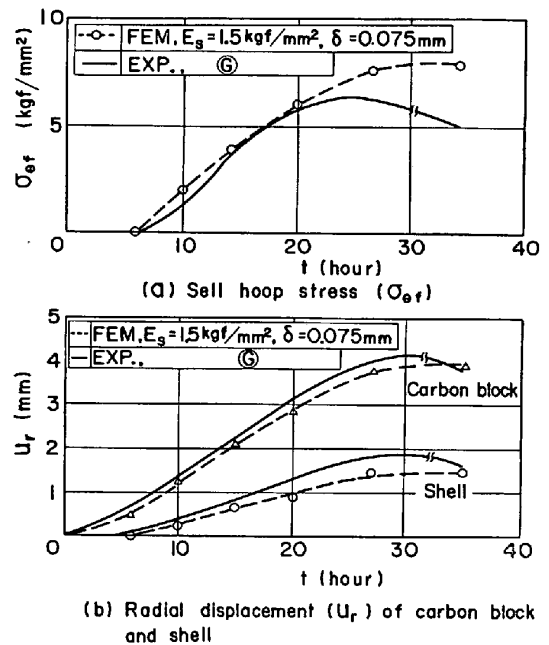


Fig. 10. Comparison between the calculated results and the measured results.

mm<sup>2</sup> を設定すれば、Fig. 8 より  $\delta=0.075$  mm が得られる。

なお、モデル炉における設計目地寸法は 0.3 mm であり、本解析は 1/2 分割領域モデルなので、計算の対象となる目地厚は、この半分の 0.15 mm となる。したがつて隣接カーボンブロックとの境界は、設計目地寸法の半分をすき間とし、残る半分の領域を剛体としたギャップリンクモデルを考えたことになる。

このようにして決定した  $E_s=1.5$  kgf/mm<sup>2</sup>,  $\delta=0.075$  mm を用いた熱応力解析結果として、Fig. 10(a) に鉄皮応力  $\sigma_{\theta r}$  と時間の関係、Fig. 10(b) に鉄皮およびカーボンブロック外面の半径方向変位  $u_r$  と時間の関係を実験結果と併せて示した。これらの図では、それぞれ両

者のほぼ良好な一致が認められる。

5.3 湯溜り部の割れ発生メカニズム

以上の解析結果から、 $E_s=1.5 \text{ kgf/mm}^2$ ,  $\delta=0.075 \text{ mm}$  の場合が、モデル炉の挙動を良好に評価できるものとして、ここでは、カーボンブロックに発生する応力とそれによる割れの検討を行う。

Fig. 11 は  $t=20 \text{ h}$  の場合の中心線 (AC) 上、側面 (DF) 上、および最大引張応力  $\sigma_{rm}$  を生ずる E 点を含む円弧 (EB) 上の半径方向応力  $\sigma_r$  分布を示したものである。なお、本解析において、カーボンブロックは温度上昇につれて、稼働面より隣接カーボンブロックと接触を開始し、順次その接触域を拡大していくという挙動が明らかとなった。Fig. 11 で示した E 点は、 $t=20 \text{ h}$  における部分接触域の端部となる。このように、本ギャップリンクモデルによれば、部分接触により、隣接カーボンブロックから側圧  $p$  を受ける領域の端部に、引張応力の最大値  $\sigma_{rm}$  が半径方向に生ずることになる。

本モデルによる応力値とブロック単体によるその相異は、Fig. 11 の DF 面上の  $\sigma_r$  と、Fig. 6 の DF 面上の  $\sigma_r$  との比較によつて理解できる。前者の方が後者

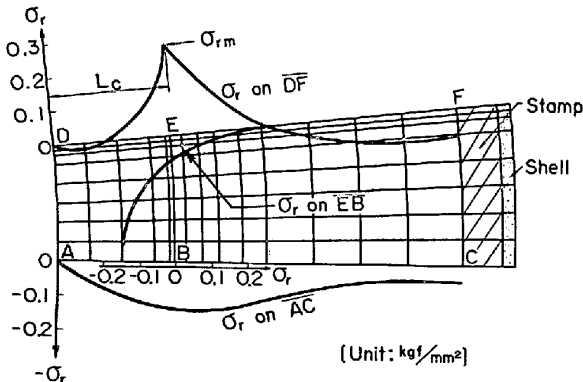


Fig. 11. Stress ( $\sigma_r$ ) distribution of carbon block at  $t=20 \text{ h}$  obtained from the FEM analysis.

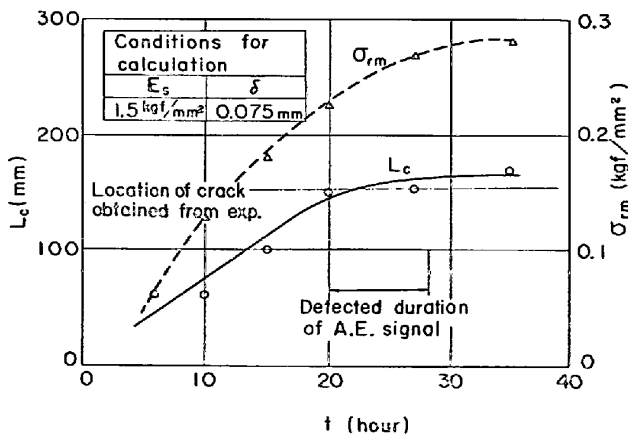


Fig. 12. Variation of both maximum tensile stress ( $\sigma_{rm}$ ) and the location where  $\sigma_{rm}$  occurs.

に比べて約 10 倍大きい。

次に、このような応力状態を持つ場合の割れの問題を検討する。

Fig. 12 の実線は  $\sigma_{rm}$  の発生位置 (稼働面からの距離を  $L_c$  とする) の時間変化を示したものである。同図には、モデル炉で実施した AE による割れ検知時刻の範囲である  $t=20\sim 28 \text{ h}$  (←→) およびモデル炉での割れ発生位置を一点鎖線で併示した。この一点鎖線は、モデル炉の解体調査結果より明らかとなった割れ発生位置の平均値である。これらの結果では、モデル炉での割れ発生時刻における解析による  $\sigma_{rm}$  発生位置  $L_c$  とモデル炉での割れ発生位置と良好な対応が認められる。

Fig. 12 の破線は  $\sigma_{rm}$  の時間変化を示したものである。同図より、AE による割れ検知時刻の代表として、 $t=24 \text{ h}$  での値に着目すると、 $\sigma_{rm}=0.26 \text{ kgf/mm}^2$  となる。ただし、この値は E 点を含む要素内の平均応力であり、Fig. 11 に示すように E 点近傍の応力勾配が非常に大きくなっていることを考慮すると、E 点の表面に生ずる応力はさらに大きくなっている可能性がある。

一方、実験に用いたカーボンブロック素材の割裂破壊試験による引張強度  $\sigma_B$  は前述したように  $0.5\sim 0.6 \text{ kgf/mm}^2$  であり、そのばらつき、寸法効果等を考えれば、前述の最大引張応力値  $\sigma_{rm}$  で割れが入る可能性は極めて大きいと考えられる。また、本解析における  $\sigma_{rm}$  の発生形態と、モデル炉のカーボンブロックの割れの形態が良好に対応している。このように、本ギャップリンクモデルによる解析結果は、最大引張応力  $\sigma_{rm}$  の大きさ、位置、方向、発生時刻等を総合的に判断して、モデル炉実験での割れ発生メカニズムを良好に説明していると考えられる。

ここで、モデル炉実験で得られた割れの形態を Photo. 1 に示す。

5.4 カーボンブロック側面の引張応力発生メカニズム  
以上のギャップリンクモデルを用いた解析によつて、

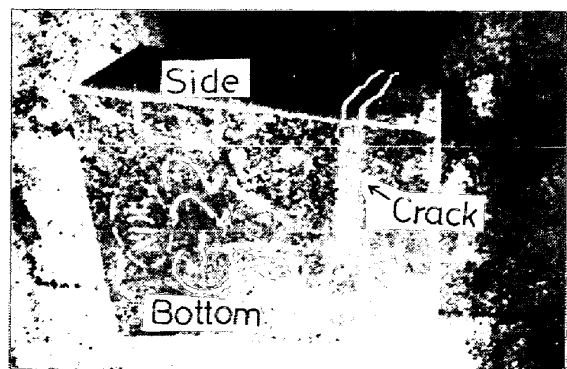


Photo. 1. Crack at © level block.

湯溜り部の割れ発生メカニズムを、隣接カーボンブロックとの部分接触到起因して生ずる半径方向の引張応力で説明した。ここでは、この局部的に側圧  $p$  を受けた場合に引張応力が発生するメカニズムについて、定性的な説明を加える。

この種の2物体の接触問題に対する解は、一般には半無限体で解析される場合が多く、ここで問題としているカーボンブロックのような有限寸法の物体の端部に負荷(端部で接触)した場合の解析は、これまでになされていないようである。そこで、文献7)から Fig. 13 に示すように、半無限板に二等辺三角形分布の圧力  $p$  を受ける場合の解析を基にして、有限寸法のカーボンブロックに発生する引張応力を類推する。

Fig. 13 の半無限板に分布圧力  $p$  が作用したときの半径方向応力 ( $\sigma_r$ ) 分布は次式で与えられる<sup>7)</sup>。

$$\begin{aligned} \sigma_r = \frac{p_0}{\pi L_C} & \left[ -4r' \cdot \log r' \cdot \cos \varphi + 2r' \varphi \cdot \sin \varphi \right. \\ & + 2r_1' \cdot \log r_1' \cdot \cos \varphi_1 - r_1' \varphi_1 \cdot \sin \varphi_1 \\ & \left. + 2r_2' \cdot \log r_2' \cdot \cos \varphi_2 - r_2' \varphi_2 \cdot \sin \varphi_2 \right] \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

ここで、上面  $\overline{DF}$  の応力分布を考え、 $\overline{DF}$  面上では、 $\varphi = \varphi_2 = \varphi_1 = \pi/2$  が成立し、

$$\sigma_r = \frac{p_0}{L_C} \left[ r' - \frac{r_1' + r_2'}{2} \right] \dots \dots \dots (3)$$

となる。

また、 $\overline{DE}$  面上では  $r_1' + r_2' = 2L_C$ 、 $\overline{EF}$  上では  $r' - r_1' = L_C$ 、 $r' - r_2' = -L_C$  が成立するため、 $\overline{DF}$  面上の  $\sigma_r$  は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= p_0(r'/L_C - 1), & (\overline{DE} \text{ 面上}) \\ \sigma_r &= 0, & (\overline{EF} \text{ 面上}) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (4)$$

式(4)を図示すると Fig. 14 の一点鎖線 ( $S_1$  線図) のようになる。この  $S_1$  線図が、半無限板に分布圧力  $p$  が作用したときの  $\sigma_r$  分布である。一方、 $\overline{DA}$  面上では、 $\varphi = 0$ 、 $\varphi_1 = \varphi_2$ 、 $r_1' = r_2'$  となり、式(2)は次式のようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_r = \frac{p_0}{\pi L_C} & \left[ 4r' \cdot \log \frac{\sqrt{r'^2 + L_C^2}}{r'} \right. \\ & \left. - 2L_C \cdot \sin^{-1} \left( \frac{L_C}{\sqrt{r'^2 + L_C^2}} \right) \right] \dots \dots \dots (5) \\ \sigma_r &= -p_0, (r = z = 0) \end{aligned}$$

ここで、Fig. 13 の  $\overline{ACFD}$  をカーボンブロックとし、 $\overline{DA}$  面を稼動面、 $\overline{FC}$  面を外面とすれば、 $\overline{DA}$  面の  $\sigma_r$  は0となり、 $\overline{FC}$  面では鉄皮からの負圧 ( $-q$ ) を受ける。

そこで、これらの境界条件を満たすように、 $\overline{DA}$  面に

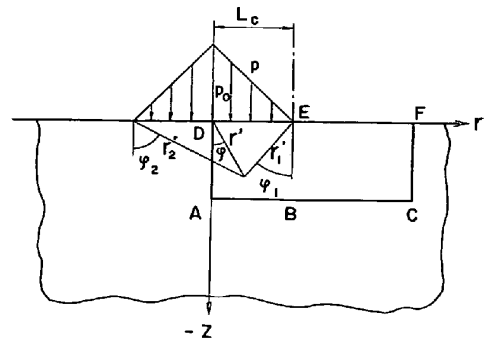


Fig. 13. Plane stress model to semi-infinite plate.

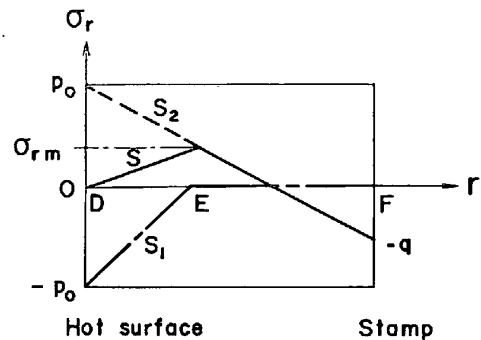


Fig. 14. Stress ( $S_1$ ) distribution of semi-infinite plate and that ( $S$ ) of carbon block.

式(5)の逆符号の負荷を加え、 $\overline{FC}$  面で  $-q$  の負荷を加える。それらによつて生ずる応力分布 (Fig. 14 の  $S_2$  線図) を  $S_1$  線図に重ね合せればよい。この  $S_2$  線図を  $\overline{DF}$  で線形と仮定すれば、求める  $S$  線図は Fig. 14 の実線のように得られ、 $E$  点に最大引張応力が生ずることになる。

5.5  $\sigma_{rm}$  の影響因子

引張応力の最大値  $\sigma_{rm}$  に関する要因を、ギャップリンクモデルで計算した結果を用いて検討する。Fig. 8. を作成する際に得た  $E_s$  と  $\delta$  を変化させた場合の計算結果から、 $\sigma_{rm}$  と  $\sigma_{\theta r}$  の関係を示すと Fig. 15 (a) のようになる。同図より、 $\sigma_{\theta r}$  が増大するほど  $\sigma_{rm}$  が減少するという傾向が顕著に認められる。

次に Fig. 15 (b) では側圧  $p$  の分布と  $\sigma_{rm}$  の関係を調べた。同図より、全側圧  $P$  の最も小さい  $E_s = 1.0 \text{ kgf/mm}^2$  の場合が  $p$  の分布勾配が最も大きく、 $P$  の最も大きい  $E_s = 5.0 \text{ kgf/mm}^2$  の場合のそれが最も小さいことがわかる。したがつて、Fig. 15(b) の結果より、 $p$  の分布勾配が大きいと  $\sigma_{rm}$  が大きくなる傾向が明らかとなつた。なお、 $P$  はスタンプの半径方向応力を介して  $\sigma_{\theta r}$  と釣り合うことから  $\sigma_{\theta r}$  と  $P$  は比例する。

さらに、 $\sigma_{rm}$  が  $p$  の分布勾配で決定されるという点については次のように解釈できる。Fig. 16 は、最大側圧  $p_0$  が同じではあるが、その側圧を受ける領域が異

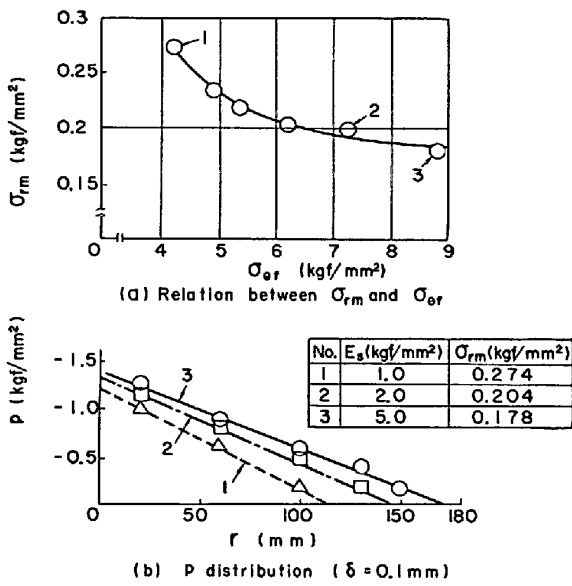


Fig. 15. Effect of lateral pressure ( $p$ ) distribution and of shell hoop stress ( $\sigma_{\theta F}$ ) on maximum tensile stress ( $\sigma_{rm}$ ).

なる 2 つの負荷条件  $p_a, p_b$  の場合を対称に負荷された半無限板におきかえたものである。この両者に対する半無限板での解析解をそれぞれ  $S_{1a}$  線図,  $S_{1b}$  線図とし、境界条件から決定される応力分布をそれぞれ  $S_{2a}$  線図,  $S_{2b}$  線図として、有限寸法のカーボンブロックの応力分布  $S_a$  線図,  $S_b$  線図を併示すると、Fig. 17 のようになる。同図において、 $S_a$  線図は 5.4 節と同様の手法で、 $S_{1a}$  線図と  $S_{2a}$  線図の重ね合わせとして求められる。 $S_b$  線図も同様の手法で得られる。Fig. 17 より、 $S_a$  線図の最大値の方が  $S_b$  線図の最大値より大きくなることが顕著に認められる。このように、側圧分布勾配の大きい方が、割れの原因となる半径方向の引張最大応力は大きくなる。以上の考察は、前述の Fig. 15 (b) の結果を裏づけるものと考えられる。

また、Fig. 15(a) の結果では、鉄皮応力  $\sigma_{\theta F}$  が高いほど  $\sigma_{rm}$  は小さくなることを示した。この現象は、鉄皮によるカーボンブロックの変形拘束が強いほど  $\sigma_{rm}$  は低くなることを意味するとともに、カーボンブロック等がクリープ変形をし、鉄皮からの拘束力が緩んだ場合にも  $\sigma_{rm}$  が増大する可能性があることも予想させる。したがって、厳密にはクリープ解析を実施する必要があるとも思われる。

## 6. 結 言

本研究では、目地、スタンプ、鉄皮等の耐火物境界構成物を含めた高炉湯溜り部のカーボンブロックの熱応力解析モデル「ギャップリンクモデル」を提案した。

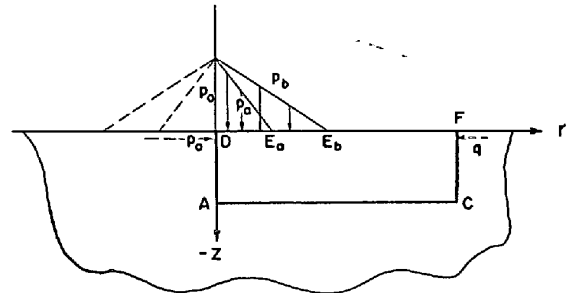


Fig. 16. Different lateral pressure distribution ( $p_a, p_b$ ) in semi-infinite plate.

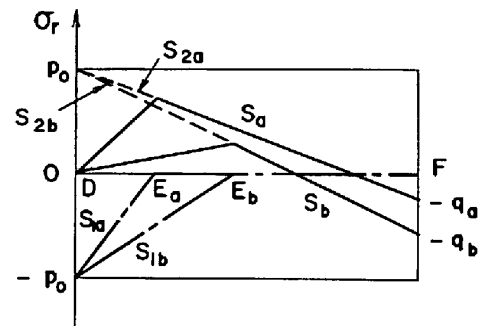


Fig. 17. Comparison of stress distribution ( $S_a, S_b$ ) of carbon block with constraints.

ギャップリンクモデルを用いて、実炉火入れ時を模擬した高炉炉底部モデル実験炉の昇温過程における湯溜り部カーボンブロックの熱応力解析を行ったところ、以下のことが明らかとなった。

(1) 昇温過程において、湯溜り部カーボンブロックの半径方向に引張応力が発生する原因は、稼働面側の熱膨張による、隣接ブロックとの部分接触到起因するものである。

(2) その際に発生する引張応力は、目地、スタンプ、鉄皮等の耐火物境界構成物を無視したカーボンブロック単体での解析によつて得られる引張応力よりも大きくなる。また、最大引張応力の発生位置は、境界構成物を無視した解析ではブロック中心線上に、それを考慮した解析ではブロック側面となる。

(3) ギャップリンクモデルを用いた解析は、発生する引張応力の大きさ、位置、方向、時刻等の各観点より、モデル実験炉における湯溜り部カーボンブロックの割れと良好な対応を示し、したがって、この引張応力によつて割れが生じたと考えられる。

(4) 鉄皮応力が高いほど、換言すれば、鉄皮によるカーボンブロックの変形拘束が強いほど、カーボンブロックに発生する引張応力は小さくなる。すなわち、本研究で取り扱った割れの形態に限定するならば、目地の減厚、あるいはスタンプ剛性の上昇が、割れ発生を低減に結びつけることが推察される。

以上は、モデル炉を用いた実験結果に基づいた解析モデルにより検討した結論である。今後本解析モデルを軸として、実炉との寸法差、温度分布差等を考慮し、実炉の挙動を評価できる割れ発生メカニズムを追究していく予定である。

最後に、高炉炉底部モデル実験炉の製作、および実験遂行に御尽力いただいた、(株)神戸製鋼所加古川製鉄所太田芳男氏、下村興治氏、高知工場吉村巖氏、岡本達夫氏、および関係各位に対し深く感謝申し上げます。

#### 文 献

- 1) 西田 功, 太田芳男, 下村興治, 植村健一郎, 河村康之: 鉄と鋼, 66 (1980), S 124
- 2) 内山昭一: 耐火物, 32 (1980) 273, p. 539
- 3) 熊谷正人, 内村良治, 江見俊彦: 耐火物, 32 (1980) 274, p. 539
- 4) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 耐火物, 32 (1980) 275, p. 661
- 5) 広中邦汎, 藤原昭文, 藤野眞之, 太田芳男, 下村興治: 鉄と鋼, 68 (1982), S 70
- 6) 宮本 学, 尾上俊雄, 成田貴一: 鉄と鋼, 66 (1980), S 617
- 7) 強度設計データブック, 強度設計データブック編集委員会編, (1975), p. 1081